

## 유리섬유시트로 보강된 RC 보의 휨 거동에 관한 연구

### Flexural Behaviors of Reinforced Concrete Beams Strengthened with Glass Fiber Sheets

김성도<sup>†</sup> · 조백순\* · 성진욱\*\*

Seong-Do Kim · Baik-Soon Cho · Jin-Wook Seong

**Abstract** To investigate the flexural behavior of RC beams strengthened with glass fiber sheets, 1 control beam and 8 strengthened beams (4 NU-beams without U-shaped band and 4 U-beams with U-shaped band) are tested. The variables of experiment are composed of the number of glass fiber sheets and the existence of U-shaped band, etc. The maximum load was increased by 48% and 34%, and the flexural rigidity by 920% and 880% for NU-beam and U-beam, respectively, compared with those of the control beam. The ductility ratios were 1.43~2.60 for NU-beam and U-beam. The experimental results showed that the strengthening system with U-shaped band controls the premature debonding and provides a more ductile failure mode than the strengthening system without U-shaped band. It can be found from the load-deflection curves that as the number of fiber sheets is increased, the maximum strength and the flexural rigidity is increased. The experimental results are compared with the analytical results of nonlinear flexural behaviors for strengthened RC beam. The experimental and analytical results were well agreed.

**Keywords** : strengthened RC beam, glass fiber sheet, U-shaped band, flexural behavior

**요 지** 유리섬유시트로 보강된 철근콘크리트 보의 휨 거동을 조사하기 위해, 하나의 기준보와 8개의 보강보(4개의 NU-보강보, 4개의 U-보강보)에 대한 보강보 휨 실험을 수행하였다. NU 보강보는 단부에 U 밴드를 적용하지 않은 보를, U-보강보는 U 밴드를 가진 보를 의미한다. 보강보 실험에서의 실험변수들은 유리섬유시트의 보강 양, U 밴드의 유무 등이 있다. 기준보와 비교하여 NU 보강보와 U 보강보의 최대하중은 각각 48%와 34% 증가하였으며, 휨 강성은 각각 920%와 880% 증가하였다. NU 보강보와 U 보강보에 대한 연성지수는 1.43에서 2.60 사이에 놓여있다. U 밴드를 가진 보강 시스템은 섬유시트의 계면박리 파괴를 지연시키고, U 밴드가 없는 보강시스템보다 나은 연성거동을 나타내 보였다. NU 보강보와 U 보강보 모두에서 섬유시트 겹수의 증가에 따라 최대하중과 휨 강성은 증가하였다. 실험결과들을 이론적인 비선형 휨 해석결과와 비교하였으며, 잘 일치함을 확인하였다.

**주 요 어** : 철근콘크리트 보강보, 유리 섬유시트, U 밴드, 휨 거동

## 1. 서 론

철도 구조물은 교량, 터널, 박스 구조물, 정거장, 그리고 토공 구간 등으로 이루어져 있으며, 콘크리트 박스 거더와 PSC I형 거더가 주로 사용되는 철도 교량의 상부 구조, 교각, 교대, 터널 등은 대부분 콘크리트 구조로 되어 있다. 철

근 콘크리트 구조물은 건설 당시의 시공적 요인, 시간 경과에 따른 노후화, 부적절한 유지 관리 등으로 인하여 구조 내력이 저하될 수 있으며, 공용 중에 있는 구조물의 안전성에 많은 문제점을 일으키기도 한다. 여러 가지 원인들에 의해 내하력이 부족하게 된 구조물은 조속하게 보수, 보강되어야 하며, 이에 따라 내력 증진이 요구되는 철근 콘크리트 구조물들을 효과적으로 보강하는 방법들이 최근 많이 개발되고 있다. 그 중 섬유시트를 부착하는 보강 공법이 상대적으로 무게비에 비해 높은 강도 및 강성, 시공 및 유지관리의 우수성 등 많은 장점을 가지고 있는 것으로 인정받고 있다[1,2].

<sup>†</sup> 책임저자 : 정회원, 경성대학교 건설환경공학부 교수  
E-mail : sdkim@ks.ac.kr

TEL : (051)663-4754 FAX : (051)621-0729

\* 인제대학교 건설기술연구소 토목공학과 부교수

\*\* 정회원, 경성대학교 대학원 토목공학과 석사과정

섬유시트로 보강된 철근콘크리트 부재의 휨성능(휨강도 및 휨강성)은 국내·외의 많은 논문에 의해 규명되었으며 대부분 크기가 작은 소형 보에 대한 결과들이다[3-7]. 본 연구에서는 실험 실적이 거의 없는 단면 크기가 400×600 mm인 섬유시트 보강보에 대한 휨 실험을 수행하여, 보강보의 강도, 휨 강성, 연성지수 등의 실험결과들을 중심으로 유리섬유시트 보강보의 휨성능을 엄밀하게 파악하고자 한다.

본 연구에서는 섬유시트 보강보의 휨 특성을 파악하기 위하여 9개의 철근 콘크리트 보를 제작하였으며, 보강 접수, U 밴드 유무에 따라 실험체를 구분하여 체계적인 실험을 실시하였다. 여기서 U 밴드는 섬유시트의 정착을 위해 적용하였다. 섬유시트는 유리섬유를 사용하였으며, 섬유시트양의 변화에 대한 이론식의 타당성 검증을 위하여 2겹, 4겹, 6겹, 8겹의 보강접수를 선택하였다. 그리고 U 밴드 유무에 따른 휨 성능을 비교하였다. 유리섬유시트 보강보(이하 '보강보'라 칭함) 실험에서 측정된 하중-처짐 선도, 콘크리트 균열 및 섬유시트 파괴형태, 항복하중, 최대하중, 연성지수 등을 분석하여 보강보의 휨성능을 규명하였다. 또한, 보강보 실험의 타당성을 입증하기 위하여 휨 실험 결과와 이론적인 해석 결과를 비교하였다. 보강보에 대한 이론적인 휨 해석은 콘크리트 압축응력-변형률 관계에 비선형식을 적용하였으며, 특히 콘크리트 인장응력을 고려한 비선형 해석을 바탕으로 한다.

## 2. 유리섬유시트 보강보 실험

### 2.1 유리섬유시트 보강보 제작

보강보를 구성하는 재료들의 물성치들은 다음 Table 1과 같다.

Table 1. Properties of Materials

Materials	Properties	
Concrete	Compressive Strength (MPa)	30
	Modulus of Elasticity (GPa)	26.4
Steel Bar	Yield Strength (MPa)	400
	Modulus of Elasticity (GPa)	200
Glass Fiber Sheet	Tensile Strength (MPa)	575.8
	Modulus of Elasticity (GPa)	32.2
	Fracture Strain	0.0167
	Design Thickness (mm)	0.77

보강보 실험에 사용된 철근콘크리트 보는 길이 6,000 mm, 폭 400mm, 높이 600mm, 유효깊이 550mm로 총 9개

가 제작되었다. 인장 철근으로 D25 3본을 사용하였으며, 압축 측에 2-D16 철근을 사용하여 전단철근의 설치를 용이하게 하였다. 철근 콘크리트 보의 전단파괴를 방지하기 위하여 스테럽(D16)을 150mm 간격으로 보의 전체 구간에 배근하였다. 보강재 양에 대한 보강보의 휨 성능을 고찰하기 위하여 유리섬유시트(폭 250mm, 길이 5,600mm)의 보강접수를 달리하여 8개의 철근콘크리트 보 하부에 부착하였으며, 이중 섬유시트의 콘크리트 모체와의 부착거동을 향상시키고 섬유시트 정착 유무에 대한 보강보의 휨 성능을 고찰하기 위해 휨 보강용 섬유시트와 동일한 접수를 적용한 U 밴드(폭 500mm)를 4개의 보 양단부에 적용하였다 (Fig. 1).



Fig. 1. Bonding of Glass fiber Sheet and U-Shaped Band to Concrete Surface

9개의 실험보는 섬유시트를 보강하지 않은 1개의 기준보와 보 하부에만 유리섬유시트를 보강한 4개의 보강보(이하 'NU 보강보'라 칭함) 및 보 하부에 유리섬유시트를 보강하고 양단부에 U 밴드를 적용한 4개의 보강보(이하 'U 보강보'라 칭함)로 구성된다. 섬유시트 보강보의 전체 치수 및 단면 크기는 Fig. 2와 같다. 기준보를 포함한 9개 보강보들의 실험체 명을 Table 2에 나타내었다.

Table 2. RC Beams Strengthened with Glass Fiber Sheets

Beam Type	Number of Sheets	Comments
CON	-	RC Beam without Glass Fiber Sheet
G-2-NU	2	Strengthened RC Beam with Glass Fiber Sheet (NU Beam)
G-4-NU	4	
G-6-NU	6	
G-8-NU	8	
G-2-U	2	Strengthened RC Beam with Glass Fiber Sheet and U-Shaped Band (U Beam)
G-4-U	4	
G-6-U	6	
G-8-U	8	

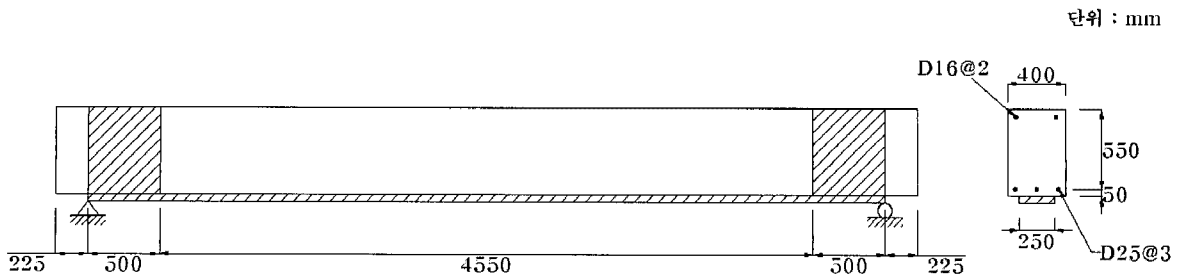


Fig. 2. Dimensions of Strengthened RC Beam and Cross Section

2.2 유리섬유시트 보강보 실험방법

500kN 용량의 액츄에이터를 사용하여 3점 휨실험을 실시하였다. 단순지지 경계조건을 만족하도록 실험보의 양쪽 단부에서 각각 225mm 떨어진 곳에 강제 롤러를 설치하였고, 실험보의 순지간이 5,550mm 되도록 하였다(Fig. 2).

실험보 중앙에 강재로 제작된 가력 장치를 이용하여 하중을 재하하였다. 하중을 보의 단면 폭에 균등하게 분포시키기 위하여 강제 가력 장치와 콘크리트면 사이에 고무판을 삽입하였다. 하중은 변위 제어방식으로 2.0mm/min.의 속도로 가해졌다. 보강보의 설치 및 가력 상황을 Fig. 3에 나타내었다. 작용하중은 액츄에이터에 부착된 하중계에 의해 측정되었으며, 작용하중에 대한 실험보의 처짐은 보의 중앙 하부에 설치된 변위계(LVDT)를 이용하여 측정하였다.

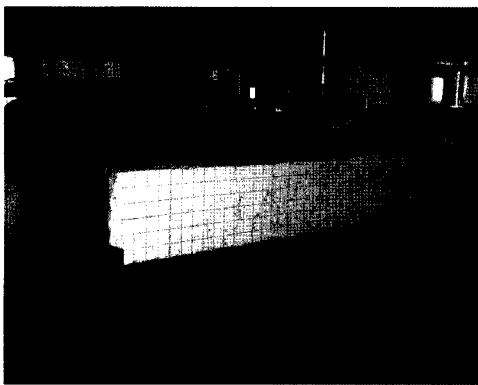


Fig. 3. Loading Test of U Beam

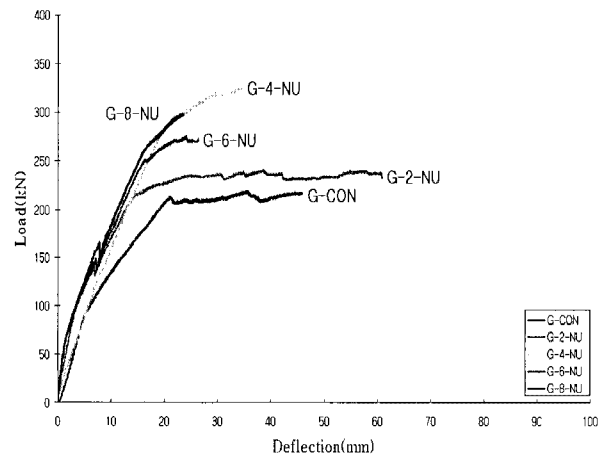
3. 유리섬유시트 보강보 실험결과

3.1 보강보의 하중-처짐 선도 및 휨 거동

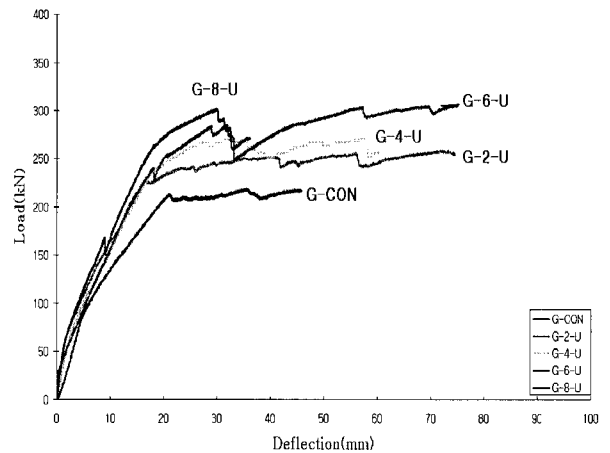
기준 보와 보강보의 실험에서 측정된 하중-처짐선도를 섬유시트 겹수에 따라 그리고 U 밴드의 유무에 따라 Fig. 4에 나타내었다.

보강보의 하중-처짐 관계는 Elmihiemy and Tedesco[3]가 언급한 이상화된 세 구간(균열이전구간, 항복이전구간, 항복이후구간)을 근사적으로 잘 나타내고 있음을 확인할 수

있으나, 작은 크기의 기존 연구 섬유시트 보강보(이하 ‘소형 보강보’) 특히 탄소섬유시트로 보강된 보[6](길이 3,000 mm, 폭 200mm, 높이 300mm)의 하중-처짐 곡선이 세 구간을 잘 나타낸 것과 비교해서는 뚜렷한 거동을 보이지 못하는 것으로 나타났다. 본 연구에서의 보강보 실험에서 측정된 균열하중, 항복하중, 최대하중, 그리고 각 구간의 하중-처짐 선도의 기울기인 휨 강성 및 연성지수를 Table 3에 나타내었다.



(a) NU Beam



(b) U Beam

Fig. 4. Load-Deflection Curves of Strengthened RC Beams for the Number of Glass Fiber Sheets and the Existence of U-Shaped Band

Table 3. Loads, Deflections, Flexural Rigidity, and Ductility Ratios of Strengthened RC Beams

Beam Type	Pre-cracking Stage			Pre-yielding Stage			Post-yielding Stage			Ductility Ratio
	Crack Load (kN)	Deflection (mm)	Flexural Rigidity (kN/mm)	Yield Load (kN)	Deflection (mm)	Flexural Rigidity (kN/mm)	Maximum Load (kN)	Deflection (mm)	Flexural Rigidity (kN/mm)	
CON	90.6	5.2	17.4	213.4	21.1	7.7	219.1	35.2	0.4	1.67
G-2-NU	86.0	2.8	30.7	216.8	14.8	10.9	241.1	38.5	1.0	2.60
G-4-NU	29.8	1.3	22.9	286.8	20.8	13.2	325.1	34.5	2.8	1.66
G-6-NU	72.5	1.8	40.3	248.7	16.3	12.2	274.8	24.1	3.3	1.48
G-8-NU	72.3	1.8	40.2	262.5	16.4	13.0	298.5	23.4	5.1	1.43
G-2-U	70.1	2.1	33.4	227.0	16.9	10.6	252.9	40.2	1.1	2.38
G-4-U	73.1	2.9	25.2	241.3	18.6	10.7	269.6	28.4	2.9	1.53
G-6-U	43.9	1.3	33.8	216.5	15.2	12.4	283.8	28.8	4.9	1.89
G-8-U	73.7	2.4	30.7	259.4	17.5	12.3	294.6	26.7	3.8	1.53

Table 3의 하중과 처짐 분포에 의하면 섬유시트 접수의 증가에 따라 최대하중이 증가하는 기존의 소형 보강보 실험결과[6]와 동일한 경향을 보여주고 있으나, U 보강보가 NU 보강보에 비해 최대하중이나 휨강성이 뚜렷하게 증가하는 경향은 나타나지 않음을 알 수 있으며, 강도나 강성의 관점에서는 U 밴드의 효과가 그렇게 크게 나타나지 않았다. 다만, Fig. 4에서 최대 하중이후의 거동을 살펴보면 NU 보강보의 경우 실험체는 G-2-NU 보강보를 제외하고는 최대하중이후 급속한 파단이 진행되었으며, U 보강보의 경우 실험체는 모두 최대하중 이후에도 변위가 꾸준히 증가하는 연성적인 거동을 보이는 것으로 나타나 U 밴드의 보강재 정착효과를 여실히 보여주고 있다.

균열하중은 보 하단의 인장응력이 콘크리트 휨인장강도 ( $f_t$ , 파괴계수)에 도달할 때의 하중이며, 하중-처짐 선도에서 기울기가 처음 급격하게 감소할 때의 하중이다. 보강보 실험에서 측정된 균열하중은 기준보의 균열하중보다 모두 낮은 것으로 측정되었으며, 이는 균열이전 구간에서 보강보의 균열하중이 기준보의 균열하중보다 크게 나타난 소형 보강보의 경우[6]와는 다른 경향임을 알 수 있다. 한편 하중에 대응하는 처짐이 작아 보강보의 휨 강성은 기준보의 값보다 크게 나타났으며, 단면크기에 대한 보강재 양의 비율이 소형 보강보와 비교해 상대적으로 높은 보강보의 경우 섬유시트의 보강효과가 균열이전 구간에서부터 크게 나타남을 보여주고 있다. 즉, 균열이전 구간에서 보강보의 휨강성은 크게 나타났으나 빠르게 균열하중에 도달함을 알 수 있다. 인장철근비와 유리 섬유시트 양이 증가할수록 보강보의 균열이전 휨 강성은 이론적으로 향상되어야 함에도 불구하고 실험에서는 섬유시트 양의 변화에 따른 어떤 경향을 보여주지 못하고 있다. 이는 실험을 통해 측정되는 초기 처짐들이 많은 오차를 내포하고 있음을 의미한다. 즉 변위계로부터 실

험 초기에 측정된 실험보의 처짐은 실험보가 안정된 위치를 잡기 전의 값이므로 정확한 거동을 나타내지 못하며, 하중 전달장치의 탄성·비탄성 변형, 지점에서 실험보의 미끄러짐 등으로 인하여 다소 부정확하여, 휨 강성의 크기에 영향을 미친 것으로 판단된다[8]. 차후에 더 많은 실험을 통해 초기 처짐의 오차에 대한 명확한 근거를 찾는 것이 필요하다.

항복하중은 보강보의 항복점 도달 하중이며, 인장 철근의 응력이 항복하중에 도달하였을 때의 하중과 일치한다. NU 보강보의 항복하중은 기준보 대비 최대 34%의 증진효과가 있는 것으로 나타났으며, 휨 강성은 최대 70%의 증진효과가 있는 것으로 나타났다. U 보강보의 항복하중은 기준보 대비 최대 22%의 증진효과가 있는 것으로 나타났으며, 휨 강성은 최대 61%의 증진효과가 있는 것으로 나타났다. 정진환 등[6]은 탄소섬유시트가 4겹 부착된 소형 보강보 (200mm×300mm,  $\rho=0.00794$ )의 경우 소형 기준보 대비 항복하중은 약 59%, 휨 강성도는 약 24% 증가한 것으로 발표하였다. 항복이전구간의 항복하중과 휨 강성은 G-4-NU 보강보와 G-6-U 보강보를 제외하고는 유리섬유시트 양에 비례하여 증가하는 것으로 측정되었으나, 항복하중과 휨 강성에 대한 U 밴드의 효과는 나타나지 않았음을 알 수 있다.

최대하중은 통상적으로 실험 중 측정된 하중의 최대값을 의미한다. G-2-NU를 제외한 NU 보강보들은 모두 최대하중을 나타내면서 보의 파단이 발생하였다. U 보강보의 경우 하중의 최대값을 나타낸 이후 U 밴드의 영향으로 인해 바로 파단하지 않고 하중의 급격한 감소를 보인 후, 파단하거나(G-8-U) 다시 하중이 상승하면서 지속적으로 변위가 증가하는 거동(G-2-U, G-4-U, G-6-U)을 나타내 보였다. 본 연구에서는 하중-처짐 곡선에서 하중의 최대값을 처음 나타낸 곳을 최대하중으로 간주하였다. NU 보강보의 최대하중은 기준보 대비 최대 48%의 증진효과가 있는 것으로 나

타났으며, 휨 강성은 최대 920%의 증진효과가 있는 것으로 나타났다. U 보강보의 최대하중은 기준보 대비 최대 34%의 증진효과가 있는 것으로 나타났으며, 휨 강성은 최대 880%의 증진효과가 있는 것으로 나타났다. 따라서 유리섬유시트의 보강효과는 항복이후 구간에서 가장 크게 나타남을 알 수 있다. 정진환 등[6]은 탄소섬유시트가 4겹 부착된 소형 보강보(200mm×300mm,  $\rho=0.00794$ )의 경우 소형 기준보 대비 최대하중은 약 119%, 휨 강성도는 약 3000% 증가한 것으로 발표하였다. G-4-NU 보강보를 제외하고는 항복이전 구간과 마찬가지로 최대하중과 항복이후 구간의 휨 강성도 유리섬유시트 양에 비례하여 증가하는 것으로 측정되었으며, 최대하중과 휨 강성에 대한 U 밴드의 효과는 나타나지 않았음을 알 수 있다.

### 3.2 보강보의 연성

연성거동을 하는 구조물은 최대로 받을 수 있는 하중에 도달하기 전에 시각적으로 판별 가능한 변형, 처짐, 균열 등이 발생하며, 구조물이 파괴에 도달하기 전 사전징후를 인식하고 사전조치를 취할 수 있는 기회를 부여함으로써 급작스러운 파괴에 대한 방지책을 수립할 수 있다. KCI, ACI, AISC 설계기준 등은 강도감소계수  $\phi$ 를 결정함에 있어서 구조부재의 연성거동을 중요한 항목 중 하나로 취급하고 있으며, 기준에 적합하게 설계된 철근콘크리트 구조물은 인장철근이 항복변형률에 도달한 후 파괴에 도달하여 연성적인 파괴 형태를 나타낸다.

유리섬유시트는 파단에 도달할 때까지 탄성거동을 하며, 최대강도에 도달할 때까지 파단에 대한 사전 징후를 나타내지 않는 취성재료이다. 따라서 유리섬유시트로 보강된 철근콘크리트 구조물의 연성거동을 규명하는 것은 아주 중요한 작업이다. 보강보 실험에서 측정된 하중-처짐 선도에 의한 연성지수를 이용하여 보강보의 연성거동을 고찰하였다. 여기서 연성지수는 항복 하중시 처짐  $\delta_y$ 에 대한 최대 하중시 처짐  $\delta_u$ 의 비로 정의하였다.

NU 보강보와 U 보강보 모두 유리섬유시트 양이 증가할수록 최대 하중시 처짐은 감소하였으며, 연성지수는 1.43~2.60으로 나타나 보강보의 연성은 보강재 양에 반비례하는 경향이 있음을 알 수 있다. 산정된 보강보의 연성지수는 조백순 등[9]에서 언급한 보강보의 연성지수인 3.0보다 모두 낮게 나타나, 보강보의 연성능력은 부족한 것으로 판단할 수 있다. 보강보의 연성능력은 유리섬유시트를 2겹 보강한 G-2-NU와 G-2-U 보강보를 제외하고는 대부분 기준보의 연성 지수와 큰 차이를 보이지 않았으며, 이는 보강재 양의 단면크기에 대한 비율이 상대적으로 높음으로써 전형적인 취성거동을 나타내 보이는 것으로 판단된다. 다만 U 보강

보는 U 밴드에 의해 단부의 섬유시트 정착능력이 향상됨에 따라 섬유시트의 박리 현상이 나타난 이후에도 파단하지 않고 지속적인 연성거동을 나타내 보였다. 특히, Fig. 4의 그래프에서 알 수 있듯이 NU 보강보와 비교해서 U 보강보는 최대하중을 넘어서도 하중을 계속적으로 지지하는 것으로 나타났으며, U 밴드에 의한 연성의 증가 현상을 뚜렷이 나타내 보였다.

### 3.3 보강보의 균열 및 파괴 형태

NU 보강보와 U 보강보 모두 초기 균열의 발생 양상은 비슷하나, 항복하중 시점에서는 NU 보강보에 비해 U 보강보에서 새로운 균열이 많이 발생하였고, 균열의 분포가 광범위하게 나타났었다. NU 및 U 보강보 모두 재하점에서 가장 가까운 위치에 있는 균열에서 콘크리트 모체와 섬유시트 사이에 계면박리가 발생하여 섬유시트 단부방향으로 박리가 진행되었다.

항복이후 구간에서는, NU 보강보의 경우 섬유시트 박리로 인하여 새로운 균열의 성장이 미미하였으나, U 보강보는 초기 인장 균열들의 확대 및 새로운 균열의 성장이 확연하게 나타났으며, 재하점 부근에 압축 균열이 발생하였다. NU보강보는 최대하중 이후 섬유시트의 정착력 부족으로 인하여 시트가 탈락하면서 파괴되었으며(Fig. 5), U 보강보는 U 밴드의 도입으로 인한 정착력 증가로 하중은 증가하지 않았으나 변위는 꾸준히 증가하면서 재하점 직하 콘크리트의 파쇄가 발생하였다(Fig. 6).

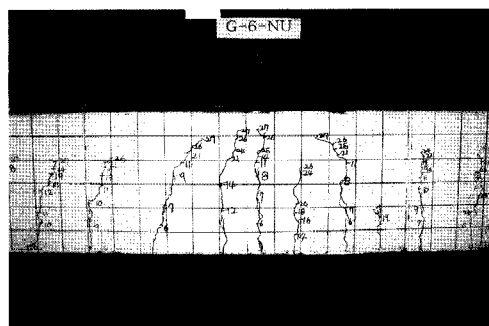


Fig. 5. Concrete Cracks and Debonding Failure (NU Beam)

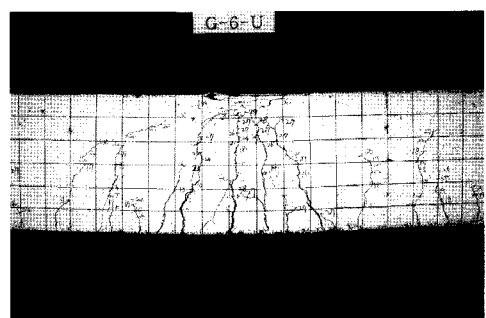


Fig. 6. Tension Cracks and Compression Cracks of Concrete (U Beam)

Fig. 7 및 Fig. 8은 대표적인 G-4-NU 보강보와 G-4-U 보강보의 파괴 형상을 나타낸 것으로, Fig. 7에서는 섬유시트의 완전한 탈락을 보여주며, Fig. 8에서는 U 밴드의 효과로 인해 박리 양상이 보이지만 완전히 탈락되지 않는 결과를 보이고 있다. 또한 U 보강보는 박리가 진행되는 과정에서도 변위가 꾸준히 증가하는 연성적인 거동을 보이는 것으로 나타났다.

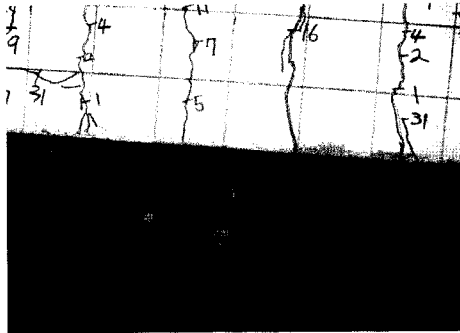


Fig. 7. Behavior of Fiber Sheet (NU Beam)

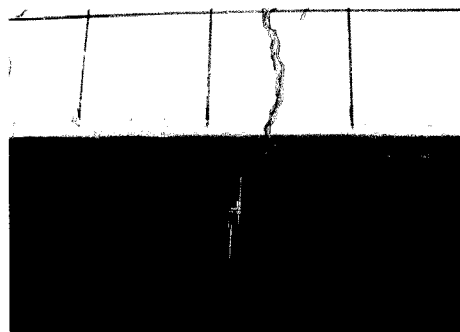


Fig. 8. Behavior of Fiber Sheet (U Beam)

NU 보강보의 경우 G-2-NU를 제외하고는 최대하중 이후 더 이상의 휨 거동을 보이지 못하고 파단하였으며, U 보강보의 경우 G-8-U를 제외하고는 최대하중 점을 지나 그래프가 크게 꺾였다가 U 밴드의 정착효과 때문에 보강보는 파단하지 않고 지속적인 변위 증가가 발생하였다.

특히 섬유시트의 계면박리 이후에도 보강보는 파단하지

않고 연성거동을 나타내 보였으며, 이는 단부의 U 밴드에 의해 섬유시트의 정착능력이 확연하게 향상되었음을 보여 주고 있다.

#### 4. 보강보의 휨 해석과 실험 결과 비교

보강보의 휨 해석에 적용된 콘크리트 압축응력-변형률 관계는 다음과 같은 Shah et al.[10]의 제안식을 사용하였다.

$$f_c = \begin{cases} f_{ck} \left[ 1 - \left( 1 - \frac{\epsilon}{\epsilon_o} \right)^4 \right] & : \epsilon \leq \epsilon_o \\ f_{ck} \exp \left[ -k(\epsilon - \epsilon_o)^{1.15} \right] & : \epsilon > \epsilon_o \end{cases} \quad (1)$$

여기서  $f_c$ 는 콘크리트의 압축응력,  $\epsilon$ 는 콘크리트의 압축 변형률,  $\epsilon_o$ 는 콘크리트의 압축강도( $f_{ck}$ )에 대응하는 변형률,  $A$ 와  $k$ 는 각각 실험상수를 의미한다. 또한 콘크리트 인장 응력-변형률 관계는 Gopalaratnam et al.[11]의 제안식을 사용하였다.

$$f_t = \begin{cases} E_c \epsilon_t & : \epsilon_t \leq \epsilon_r \\ f_r (e^{-\kappa \omega \lambda}) & : \epsilon_t > \epsilon_r \end{cases} \quad (2)$$

여기서  $E_c$ 는 압축탄성계수와 같은 값을 가진다고 가정하였으며,  $f_t$ 는 콘크리트의 인장응력,  $\epsilon_t$ 는 콘크리트의 인장 변형률,  $\epsilon_r$ 는 콘크리트 휨 인장강도( $f_r$ )에 대응하는 인장 파괴변형률,  $\kappa, \omega, \lambda$ 는 각각 실험상수를 의미한다.

이들 조건을 적용한 응력 분포도를 Fig. 9에 나타내었다. 철근의 응력-변형률 관계는 변형률 경화를 무시하였으며, 섬유시트의 응력-변형률 관계는 파괴에 도달할 때까지 탄성적인 응력-변형률 선도를 적용하였다. 보강보 단면 구성 재료들의 거동 상태에 따라 세 구간으로 나누어 보강보 단면의 휨 성능을 해석하였다[7]. 휨의 평형조건과 변형률 적합조건을 만족시킨 각 구간의 중립축거리  $c$ 와 보강단면의 휨모멘트 산정을 위한 관계식들을 Table 4[7]에 기술하였다.

Table 4. Equations for Distance of Neutral Axis and Nominal Moment [7]

Stage	Strain	Distance of Neutral Axis, c	Nominal Moment, M
Pre-crack	$\epsilon_t \leq \epsilon_r$ $\epsilon_s < \epsilon_y$	$(A_r E_r + A_s E_s + bh E_c) \epsilon_c - (A_r E_r h + A_s E_s d + \frac{b}{2} h^2 E_c) \epsilon_c = 0$	$T_c \left( \frac{2}{3} h \right) + T_s \left( d - \frac{1}{3} c \right) + T_r \left( h - \frac{1}{3} c \right)$
Pre-yield	$\epsilon_t > \epsilon_r$ $\epsilon_s \leq \epsilon_y$	$\left\{ \alpha f_{ck} b - \frac{bf_r \epsilon_r}{2\epsilon_c} + \bar{\alpha} f_r b \left( 1 + \frac{\epsilon_r}{\epsilon_c} \right) \right\} c^2 + (A_r E_r \epsilon_c + A_s E_s \epsilon_c - \bar{\alpha} f_r bh) c - (A_r E_r h + A_s E_s d) \epsilon_c = 0$	$T_c \left( \frac{2\epsilon_r}{3\epsilon_c} + 1 - \beta \right) c + T_s \left\{ \frac{\epsilon_r}{\epsilon_c} c + \beta \left( h - c - \frac{\epsilon_r}{\epsilon_c} c \right) + (c - \beta c) \right\}$
Post-yield	$\epsilon_t > \epsilon_r$ $\epsilon_s > \epsilon_y$	$\left\{ \alpha f_{ck} b - \frac{bf_r \epsilon_r}{2\epsilon_c} + \bar{\alpha} f_r b \left( 1 + \frac{\epsilon_r}{\epsilon_c} \right) \right\} c^2 + (A_r E_r \epsilon_c - A_s f_y - \bar{\alpha} f_r bh) c - A_r E_r h \epsilon_c = 0$	$+ T_s (d - \beta c) + T_r (h - \beta c)$

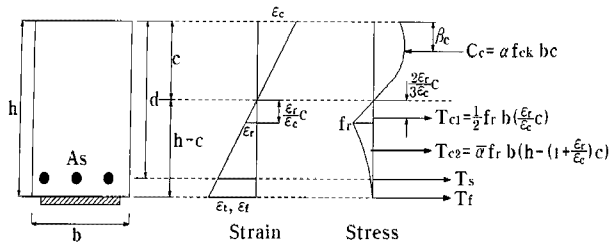


Fig. 9. Strain and Stress of Pre-yielding and Post-yielding Stage

Table 4의 중립축 거리 및 휨모멘트를 산정하는 식에 나타나는 변수들은 Fig. 9에 잘 표현되어 있으며, 특히 구성 재료들의 변형률인  $\epsilon_c, \epsilon_s, \epsilon_r$ 는 각각 콘크리트의 압축, 인장, 인장파괴 변형률,  $\epsilon_s, \epsilon_r$ 는 각각 철근의 인장, 항복 변형률을 의미한다.

보강보의 휨 해석에서는 보 하단에 부착된 보강재가 콘크리트의 인장응력을 구속하는 것으로 고려하였다[7]. 보 하부 콘크리트 평균 인장응력( $f_t$ )의 성능을 휨 인장강도( $f_t$ )의 0%, 10%, 20%로 간주하여 보강보의 휨 해석을 수행하였으며, 이때 보강보 하중-처짐 선도 산정에 사용된 세 종류의 응력 분포도는 Fig. 10을 참고하였다. 보강보들 중 대표적으로 G-2-U 보강보에 대해 휨해석과 휨실험에서 구해진 하중-처짐 선도들을 Fig. 11에서 비교하였다.

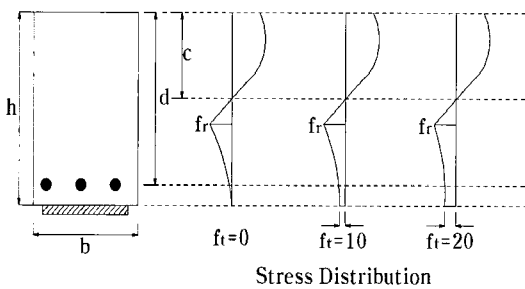


Fig. 10. Three Different Average Concrete Tensile Stress Distributions for Load-Deflection Diagram

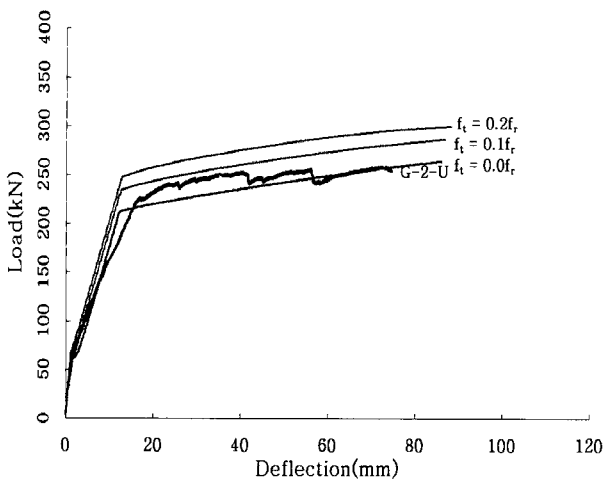


Fig. 11. Load-Deflection Curves of Experiments and Nonlinear Analysis for Strengthened RC Beam

이론적 해석에 의한 하중-처짐 선도는 세 구간(균열이전 구간, 철근항복이전구간, 항복이후구간)을 명확하게 보여 주고 있으며,  $f_t = 0.1 f_r$ 로 휨 해석한 보강보의 하중-처짐 선도가 실험에서 측정된 최대하중에 도달할 때까지의 결과와 대체로 일치하는 것으로 나타났다. 따라서 본 연구에서의 보강보 휨 해석은 정진환 등[7]의 결론과 마찬가지로 보 하부의 콘크리트 평균인장성능을 콘크리트 휨 인장강도의 10%로 고려하는 것이 타당한 것으로 판단된다.

## 5. 결론

본 논문은 철근콘크리트 보에 대한 섬유섬유시트의 보강 효과를 실험 및 이론적 해석을 통해 조사하였으며, 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

1. NU 보강보와 U 보강보의 항복하중은 기준보 대비 각각 최대 34%와 22% 크게 나타났으며, NU 보강보와 U 보강보의 항복이전 구간의 휨 강성은 기준보 대비 최대 70%와 61%의 증진효과가 있는 것으로 나타났다.

2. NU 보강보와 U 보강보의 최대하중은 기준보 대비 각각 최대 48%와 34% 크게 나타났으며, NU 보강보와 U 보강보의 항복이후 구간의 휨 강성은 기준보 대비 최대 920%와 880%의 증진효과가 있는 것으로 나타났다.

3. NU 보강보나 U 보강보의 연성지수는 1.43에서 2.60 사이에 있어 보강보의 연성능력은 철근 콘크리트보의 연성능력보다 낮은 것으로 나타났다. 보강보의 연성지수가 모두 3.0 이하로 측정되어 보강보의 연성능력은 우수하지 못한 것으로 나타났다.

4. U 보강보는 섬유시트의 계면박리 현상이 발생한 이후에도 파단하지 않고 지속적인 연성거동을 나타내 보였다. 따라서 보강보에서 섬유시트의 정착능력 및 보강보의 연성능력을 향상시키기 위해서는 U 밴드와 같은 정착기구가 반드시 필요함을 알 수 있다.

5. 보강보 단면의 휨 해석 및 실험을 통해 하중-처짐 선도, 하중, 휨강성 등을 비교한 결과 대체로 일치하는 것으로 나타나 제안된 보강보 단면 휨 해석의 타당성을 입증하였다. 보강보 단면 휨해석에 적용된 하부 콘크리트 평균 인장성능은 콘크리트 휨 인장강도의 10%로 고려하는 것이 적절한 것으로 판단된다.

## 참고문헌

1. 최완철, 연구석, 홍영균(1995), "철근 콘크리트 보수보강 재료 및 공법," 콘크리트학회지, 제7권, 제6호, pp. 4-13.

2. ACI Committee 440(2000), "Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Concrete Structures," ACI 440.2R-02.
3. El-Mihilmy, M.T. and Tedesco, J.W.(2000), "Analysis of Reinforced Concrete Beams Strengthened with FRP Laminates," *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 126, No. 6, pp. 684-691.
4. 홍건호, 신영수(2003), "RC 구조물에 적용된 부착식 휨보강공법의 보강성능 평가," *한국콘크리트학회논문집*, 제15권, 제1호, pp. 78-86.
5. 서석영, 정진환, 김성도, 조백순, 박정용(2005), "유리섬유시트로 보강된 RC보의 휨거동 특성에 관한 연구," *한국콘크리트학회 2005년도 가을 학술발표회 논문집*, pp. 161-164.
6. 정진환, 김성도, 조백순, 이우철(2003), "탄소섬유시트로 보강된 RC 보의 공칭휨모멘트 - I. 실험적 연구," *대한토목학회논문집*, 제23권, 제5A호, pp. 921-929
7. 정진환, 김성도, 조백순, 이우철(2003), "탄소섬유시트로 보강된 RC 보의 공칭휨모멘트 - II. 해석적 연구," *대한토목학회논문집*, 제23권, 제5A호, pp. 931-938.
8. Gopalaratnam, V. S., Shah, S. P., Batson, G. B., Criwell, M. E., Ramakrishnan, V., and Wecharatana, M.(1991), "Fracture Toughness of Fiber Reinforced Concrete," *ACI Materials Journal*, Vol. 88, No. 4, pp. 339-353.
9. 조백순, 김성도(2008), "섬유-강판 복합 플레이트로 보강된 RC 보의 휨거동에 관한 연구," *한국전산구조공학회 논문집*, 제21권, 제5호, pp. 483-491.
10. Shah, S.P., Fafitis, A., and Arnold, R.(1983), "Cyclic Loading of Spirally Reinforced Concrete," *Journal of Structural Engineering*, Vol. 109, No. 7, pp. 1695-1710.
11. Gopalaratnam, V. and Shah, S.P.(1985), "Softening Response of Plain Concrete in Direct Tension," *ACI Journal*, Vol. 82, No. 3, pp. 310-323.

접수일(2008년 10월 16일), 수정일(2009년 5월 3일),  
게재확정일(2009년 5월 14일)